2004 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

극한사고에 대한 원자로 격납건물의 비선형 해석

Nonlinear Analysis of Reactor Containment Structures during Ultimate Accident Condition

곽효경, 김재홍, 김도연
한국과학기술원
김선훈
영동대학교
정연석
한국원자력안전기술원

요 약

이 논문에서는 원자로 격납건물의 냉각재 유출사고 시 극한내압평가를 위해 대규모 축소모델의 내압에 대한 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 특히, 비부착된 긴장재로 시공되는 PWR 형 원자로 격납건물의 경우 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 제안하여 실제 비선형해석에 적용하였다. 또한 부착된 긴장재를 사용하는 CANDU 형 원자로 격납건물에 대해서도 비선형해석을 수행하여 해석기법을 정립하였다. 수행한 결과를 바탕으로 철근 또는 긴장재가 항복하는 시점이라 할 수 있는 격납건물의 극한내압은 CANDU 형과 PWR 형 모두 설계압력의 약 3 배정도 구조적 여유가 있음을 확인하였다.

Abstract

The nonlinear behavior of prestressed concrete reactor containment under severe pressure due to the loss of coolant accident is a major concern for structural safety in the design of nuclear power plant. For the evaluation of ultimate internal pressure capacity of containment structure, the nonlinear static analysis of large scale model was accomplished by using FEM. Especially because PWR-type containment has unbonded tendons, modified stress-strain relationship of an unbonded tendon was developed and applied. Also for CANDU-type containment, with bonded tendons, the nonlinear analysis was conducted. The analyzing technique in this paper can be effectively applied to evaluate ultimate pressure capacity of the real reactor containment structure.

1. 서 론

원자로 격납건물(reactor containment structure)은 냉각재 유실사고(LOCA: loss of coolant accident) 등 내부사고 시 주변 주민의 생명과 재산에 막대한 피해를 초래할 수 있는 방사능 물질의 외부 누출을 방지하기 위해 일반 구조물에서 요구되는 안전성 이상을 필요로 한다. 이로 인해 원자로 격납건물은 주로 프리스트레스트 콘크리트 구조로 건설되며, 격납건물의 극한내압능력 분석 또한 설계 시 중요한 문제로 대두되고 있다[[1]].

격납건물은 원자로(reactor)의 발전 형태에 따라 여러가지로 분류할 수 있는데, 현재 국내에서는 가압경수로(PWR: pressurized water reactor)와 가압중수로(CANDU: Canada deuterium uranium or PHWR: pressurized heavy water reactor)를 사용하고 있다. 원자로 노형에 따라 극한사고에 대한 설계내압이 다르므로 원자로 격납건물도 각 노형에 맞게 설계된다. 그러므로 이 논문에서는 유한요소 해석 프로그램인 DIANA 8.1을 이용하여 두 가지 형태의 격납건물 축소모델 시험체에 대해 각각 내압에 대한 3차원 유한요소 해석을 수행하여 원자로 격납건물의 안전성을 검토하고자 한다.

유한요소 모델링에 있어서 원자로 격납건물은 매우 크고, 철근 및 긴장재의 배치가 복잡하므로 철근 및 긴장재를 별개의 요소로 표현하여 콘크리트 요소와 함께 이산모델(discrete model)로 모델링하는 것은 바람직하지 않다. 따라서 이 논문에서는 분포모델(distributed model)의 일종인 적층쉘요소(layered element)로 철근층을 표현하고 긴장재는 배근된 위치를 고려하도록 매설모델(embedded model)로 모델링하고자 한다.

특히, 이 논문에서는 일반적인 유한요소 모델링으로 해결하기 어려운 비부착된 긴장재(unbondoed tendon)의 영향 고려하고자 한다. 이론적으로, 변형률 적합조건을 만족시키는 매설모델이나 분포모델은 철근과 같이 콘크리트에 완전 부착되어 있는 부착된 긴장재(bonded tendon)를 모델링하는 데는 적합하지만, 쉬스관(sheath pipe) 내에서 축방향으로 자유롭게 움직이는 비부착된 긴장재를 매설모델이나 분포모델로 표현하는 것은 오류가 있다. 이를 개선하기 위해 이 논문에서는 반복해석을 통한 비부착된 긴장재의 수정된 응력 - 변형률 관계를 제안하여 적용하고자 한다.

2. 본 론

원자로 격납구조물은 일반적으로 원통형 벽체와 바닥의 기초 슬래브 그리고 상부 덮개인 돔으로 구성된다. 상부의 돔 형상은 반구형 또는 링빔(Ring Beam)을 가진 부분구형으로 이루어진다. 내압에 저항하기 위해 적합한 쉘구조물은 노형에 따라 구조형태의 차이와 함께 프리스트레스 시스템 및 구조특성의 차이가 있다. 그 차이를

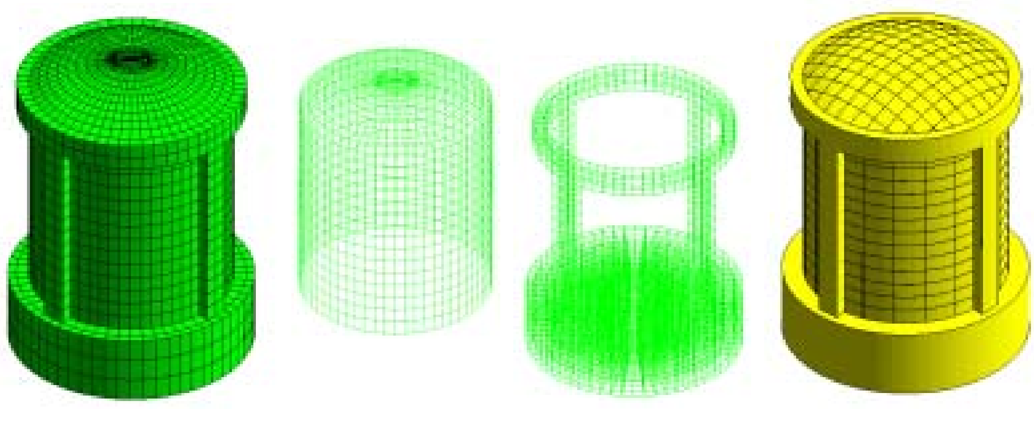
현재 국내에서 사용되고 있는 가압중수로형(PWR)과 가압경수로형(CANDU)으로 구분하여 표 1 에서 개조식으로 나타내었다.

표 1 원자로 격납구조물의 구조형태

원자로형	가압경수로형(PWR)	가압중수로형(CANDU)
설계내압	약 60psi	약 18psi
국내 발전소	고리, 영광, 울진	월성
돔의 형상	반구형	부분구형
라이너	강재 라이너	에폭시 라이닝 시스템
프리스트레싱	비부착된 긴장재	부착된 긴장재
벽체와 기초 접합부	강절접합	부분힌지접합

2.1 가압중수로형 격납건물 - 부착된 긴장재

해석하고자 하는 CANDU형 격납건물은 Rizkalla 등이 시험한 캐나다 Gentilly 원자력 발전소 2호기의 1/14 축소모델로 3m 높이의 원통형 벽체(wall)와 상부 덮개인 돔(dome), 그리고 바닥의 기초(base)로 구성된다[[2]]. 또한 벽체는 원환(hoop)방향 긴장재를 정착시키기 위한 부벽(buttress)과 벽체의 수직(meridional)방향 긴장재와 돔의 긴장재를 정착시키기 위한 원형보(ring beam)가 존재한다.



(a) 전체 모델 (b) 적층쉘요소 (c) 솔리드요소 (d) 긴장재 배치

그림 1 1/14 PCCM의 유한요소 모델

벽체에는 20개의 수직방향 긴장재와 24개의 180° 원환방향 긴장재가 배치되고, 원형보에도 추가적으로 4개의 긴장재가 배치되어 있다. 원환방향 긴장재는 반원을 둘러 마주

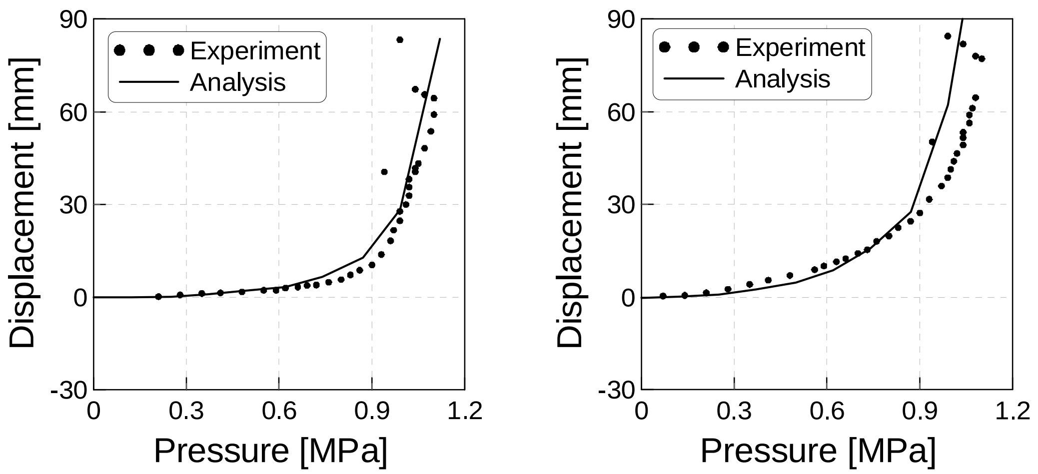
보는 부벽에 정착이 되고, 수직방향 긴장재는 기초와 원형보에 정착되어 있다. 그리고 돔에는 22개의 긴장재가 서로 직각방향으로 11개씩 배치되고 원형보에 정착되어 있다. 이때 긴장재의 긴장력은 62kN이고, 긴장 후 시멘트 그라우팅(cement grouting)하여 부착된 긴장재로 시공되었다.

그림 1과 같이 1/14 PCCM을 DIANA 8.1을 사용하여 유한요소로 모델링하기 위해 기본적으로 Mindlin 이론에 근거한 감절점 쉘요소와 솔리드요소를 사용하였다. 벽체와 돔의 하부에는 1380개의 8절점 사각형 적층쉘요소를, 돔의 상부는 125개의 6절점 삼각형 적층쉘요소를 사용하였고, 부벽과 원형보 그리고 기초는 20절점 육면체 솔리드요소 2024개를 사용하였다. 그밖에 유한요소 해석에 필요한 구조특성과 재료특성은 표 2에 정리하였다.

표 2 1/14 PCCM의 재료특성 및 구조특성

Properties	Dome	Wall	Base
Geometry	100㎜ Shell $\rho_{s,\text{in}}$=1.25% $\rho_{s,\text{out}}$=1.25%	127㎜ Shell $\rho_{s,\text{in}}$=0.44% $\rho_{s,\text{out}}$=0.44%	Solid
Concrete	f_c'=62.0㎫		f_c'=55.2㎫
Re-bar	f_y=483㎫		
Tendon	One ½in. seven-wire strand (A_p=98.7㎟) with f_{pu}=1862㎫		

내압에 대한 1/14 PCCM의 전체 변형을 대표하는 위치는 돔의 정상부(dome - apex)와 벽체의 중간높이(mid - height)라 할 수 있으므로 두 부분의 거동특성을 파악하였다.

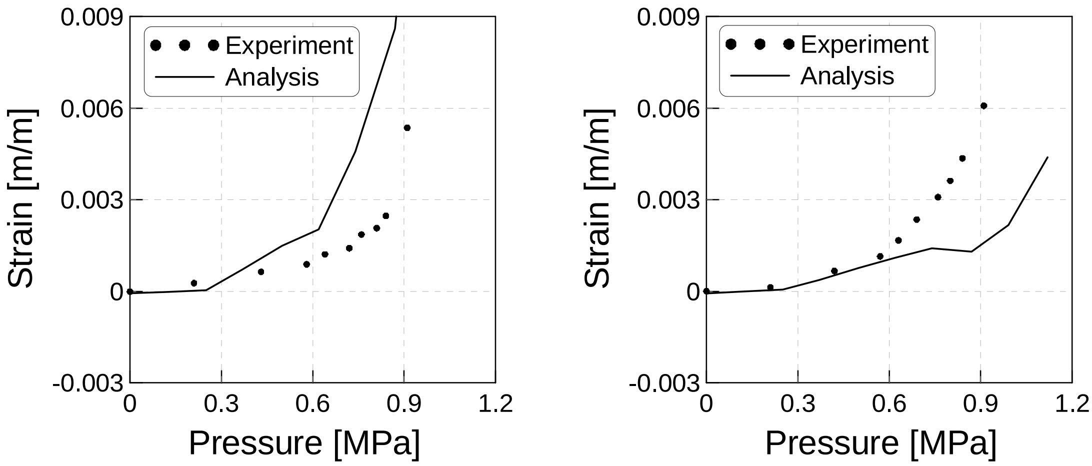


(a) radial at mid - height　　(b) vertical at dome - apex

그림 2 1/14 PCCM의 내압 - 변위 관계

그림 2는 돔의 정상부(gauge 237)와 중간높이인 기초로부터 1.8m 위치에 있는 벽체(gauge 225)에서 내압과 변위관계이다. 이때 돔 부분에서는 약간의 오차가 발생하는데, 이는 높이에 따라 변화하는 돔의 철근비를 고려하지 않고 하나의 대표값을 산정하여 발생한 오차로 추측된다.

또한 demec strain gauge로 측정한(test G) 돔의 정상부근에서 콘크리트 외면의 수직방향 변형률과 벽체의 중간높이에서 원환방향 변형률을 해석결과와 비교하여 그림 3에 나타내었다.



(a) hoop at mid - height (b) meridional at dome - apex

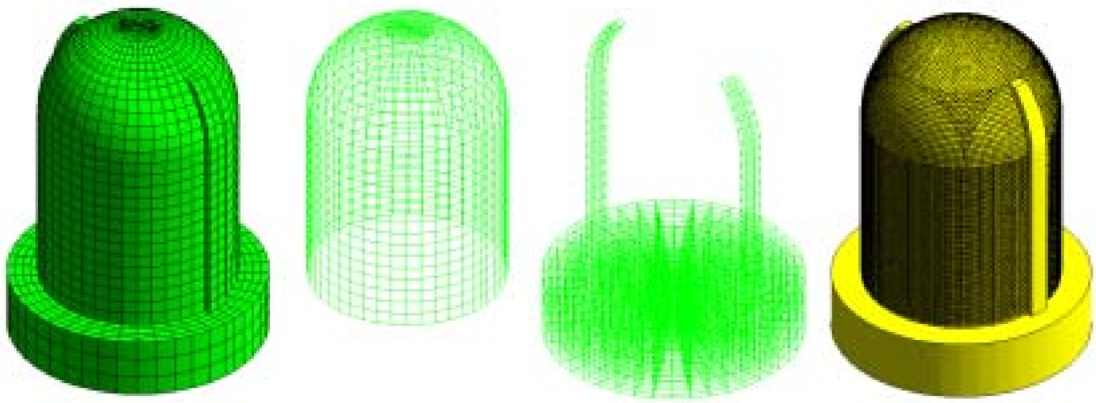
그림 3 1/14 PCCM 콘크리트 외면의 내압 - 변형률 관계

그림 3에서 볼 수 있듯이 비교적 정확히 예측되는 변위에 비해 변형률의 경우 그 경향은 예측되지만 어느 정도 오차가 발생하는 결과를 보이고 있는데, 이는 구조물의 전체거동을 해석하기에 적합한 분산균열모델을 사용하여 나타나는 현상으로, 동일한 응력을 받고 있을 때 균열이 발생하는 위치에 따라 각기 다르게 나타나는 콘크리트 및 철근의 변형률을 정확히 예측하는 데에는 한계가 있는 것으로 판단된다.

2.2 가압경수로형 격납건물 – 비부착된 긴장재

해석하고자 하는 PWR형 격납건물은 Hessheimer 등이 시험한 일본 Ohi 원자력발전소 3호기의 1/4 축소모델로 10m높이의 벽체와 연속된 상부 돔, 기초로 구성된다[[3]]. 또한 원환방향 긴장재를 정착시키기 위한 부벽이 존재하고, CANDU형과 달리 수직방향 긴장재는 기초에만 정착되어 원형보는 존재하지 않는다. 한편, 콘크리트 자체의 투과성

(Permeability)으로 인해 방사능 누출이 기준값을 초과할 경우에 대비하여 격납건물 내벽에 라이너(liner)를 설치하는데, CANDU형은 설계내압이 비교적 작아 비구조부재인 에폭시 라이너 시스템(epoxy liner system)을 채택하고 있지만, PWR형의 경우 강재 라이너 평판(steel liner plate)를 사용하며, 이는 구조부재로서 역할을 하므로 별도의 고려가 필요하다.



(a) 전체 모델　　(b) 적층쉘요소　　(c) 솔리드요소　　(d) 긴장재 배치

그림 4 1/4 PCCV의 유한요소 모델

수직방향 긴장재는 돔의 정상부에서 45° 이내에 90개의 긴장재가 서로 직각방향으로 45개씩 배치되며, 360° 원환방향 긴장재는 벽체에 90개가 고르게 분포되어 있고, 돔의 하부에는 벽체와의 접합부에서 45°사이에 2.5°간격으로 18개가 배치되어 있다. 이때 원환방향 긴장재는 격납건물 한 바퀴를 돌아 한쪽 부벽에만 번갈아 정착되어 있고, 수직방향 긴장재는 맞은편 기초에 대칭으로 정착되어 있다. 이때 원환방향 긴장재는 444kN, 수직방향 긴장재는 494kN의 긴장력으로 긴장 후 그리스(grease)를 채워 비부착된 긴장재로 시공되었다[[4]].

그림 4와 같이 DIANA 8.1로 유한요소 모델링 시 벽체와 돔의 하부는 1144개의 8절점 사각형 적층쉘요소를, 돔의 상부는 180개의 6절점 삼각형 적층쉘요소를 사용하였고, 부벽은 80개의 20절점 육면체 솔리드요소를 사용하였다. 그리고 기초의 중심은 264개의 15절점 사면체 솔리드요소로, 외측은 20절점 육면체 솔리드요소 1584개를 사용하였다.

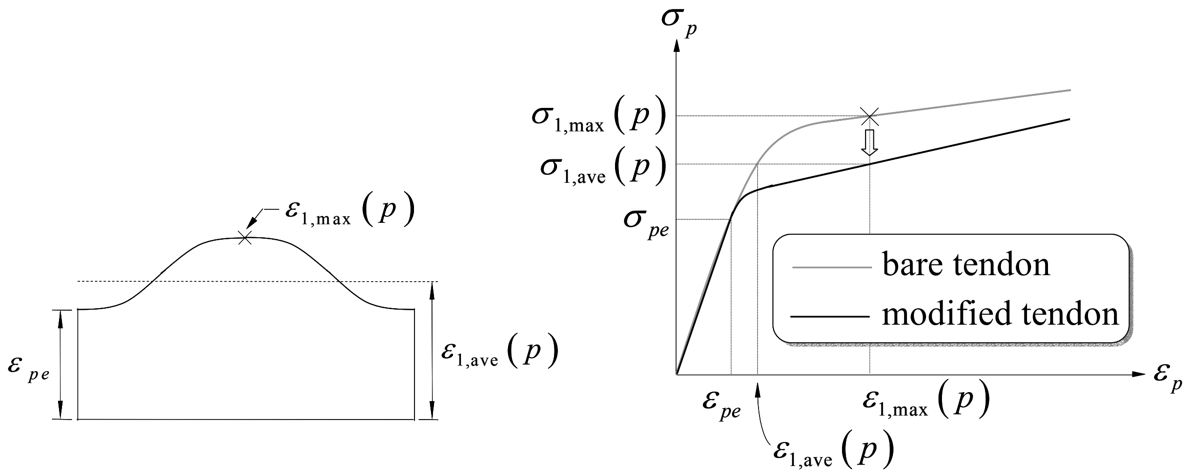
표 3 1/4 PCCV의 재료특성 및 구조특성

Properties	Dome	Wall	Base
Geometry	325㎜+1.6㎜ Shell $\rho_{s,\mathrm{in}}$=0.29% $\rho_{s,\mathrm{out}}$=0.28%	275㎜+1.6㎜ Shell $\rho_{s,\mathrm{in}}$=0.80% $\rho_{s,\mathrm{out}}$=0.64%	Solid
Concrete	f_c'=62.0㎫ f_{cr}=2.21㎫		f_c'=55.2㎫ f_{cr}=2.21㎫
Re-bar	f_y=480㎫ f_u=629㎫		
Liner	f_{ly1}=375㎫ ε_{ly1}=0.18% f_{ly2}=447㎫ ε_{ly2}=5.08% f_{lu}=488㎫ ε_{lu}=33.2%		
Tendon	Three 13.7㎜ seven-wire strand(A_p=339㎟) with f_{pu}=1886㎫ ε_{pu}=3.37%		

앞서 언급하였듯이 주변 콘크리트와 변형률 적합조건이 성립하지 않는 비부착된 긴장재를 유한요소로 모델링 시, 변형률 적합조건 가정에 기초한 매설모델의 보완이 필요하다. 이를 위해 Naaman 등은 단면설계 시 단순보에 대하여 긴장재의 배치, 하중형태 등이 다른 다양한 보에 대해 감소계수를 유도하여 변형률감소계수(strain reduction factor)로 정립하였다[[5]]. 변형률감소계수란 간단히 어떤 특정한 위치에 있는 긴장재의 변형률을 긴장재 전체의 평균 변형률로 감소시켜 주기 위한 계수이다.

이 논문에서는 이 개념을 확장하여 일반적인 프리스트레스트 구조물의 구조해석을 위해 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 유도하였다. 여기서 수정된 변형률 적합조건이란, 변형률감소계수의 정의에 입각하여 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 유도함으로써 긴장재와 콘크리트 사이의 변형률 적합조건을 가상으로 가정한 것이다. 이때 수정된 응력-변형률 관계의 물리적 의미는 긴장재가 놓여진 위치 주변 콘크리트의 변형률과 비부착된 긴장재의 응력관계라 할 수 있다. 이와 같은 방법으로 변형률 적합조건을 기본 가정으로 하는 매설모델이나 분산모델에서도 비부착 특성을 고려할 수 있게 된다. 이를 위해서는 우선 등가의 부착된 긴장재를 사용하는 부재의 비선형 해석결과가 필요한데, 이는 구조물을 매설모델이나 분포모델을 사용하여 모델링한 후 기본적인 유한요소해석을 통해 얻을 수 있다. 즉, 등가의 부착된 긴장재로 가정하여 비선형 해석을 수행하면 그림 5(a)와 같은 긴장재의 변형률 분포를 구할 수 있다.

비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계에서 변형률축은 긴장재가 놓여있는 위치 주변이 콘크리트 변형률($\varepsilon_{1,\max}(p)$)이므로 긴장재 자체의 응력-변형률 관계와 변함이 없다. 그러나 응력축은 비부착된 긴장재의 특성으로 인해 유한요소 해석하여 나온 응력($\sigma_{1,\max}(p)$) 대신 평균 변형률에 해당하는 응력($\sigma_{1,\mathrm{ave}}(p)$)으로 수정해야 한다. 그림 5는 긴장재의 수정된 응력-변형률 곡선 유도과정을 개념적으로 보여주고 있다.



(a) 변형률 분포　　　　　(b) 평균응력으로 수정

그림 5 비부착 특성을 고려한 긴장재의 수정된 응력 - 변형률 관계

결론적으로 긴장재의 수정된 응력 - 변형률 관계 g_1은 그림 5(b)에서 볼 수 있듯이 식 (12)와 같이 재정의된다. 이 때 p_i는 $A_p \sigma_{pe} \leq p_i \leq A_p f_{pu}$의 긴장재의 유효 긴장력과 극한 상태에서 긴장재의 긴장력 사이 범위를 갖는 임의의 하중크기이다.

$$g_1^{-1}\left(\sigma_{1,\mathrm{ave}}\left(p_i\right)\right) = f^{-1}\left(\sigma_{1,\max}\left(p_i\right)\right) = \varepsilon_{1,\max}\left(p_i\right) \tag{12}$$

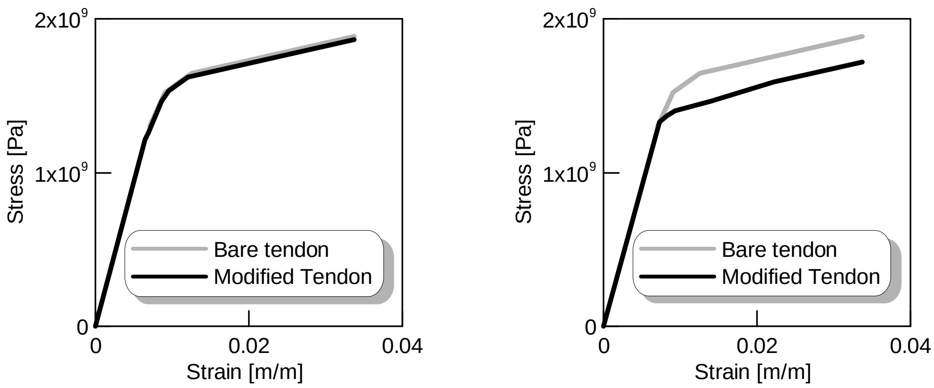
비부착된 긴장재의 수정된 응력 - 변형률 관계가 구성되면 재료 자체의 관계(f)대신 유도된 관계(g_1)를 가지고 재차 유한요소해석을 수행한다. 재해석하여 얻어진 결과는 실제의 응력 - 변형률 관계에 비부착 특성이 고려된 것이지만 부재의 거동은 재료의 응력 - 변형률 관계에 따라 변하므로 재해석하여 나온 결과가 수정된 응력 - 변형률 관계에 따른 비부착 특성에 적합한지 확인할 필요가 있다. 이를 위해 재해석하여 나온 결과를 이용하여 같은 방법으로 두 번째 수정된 응력 - 변형률 관계(g_2)를 구성하여 다시 유한요소해석을 수행한다. 이와 같이 그림 5와 같은 과정을 반복한 후 수렴성을 확인하여 해석을 마친다.

$$\begin{aligned}
g_2^{-1}\left(\sigma_{2,\mathrm{ave}}\left(p_i\right)\right) &= f^{-1}\left(\sigma_{2,\max}\left(p_i\right)\right) = \varepsilon_{2,\max}\left(p_i\right) \\
g_3^{-1}\left(\sigma_{3,\mathrm{ave}}\left(p_i\right)\right) &= f^{-1}\left(\sigma_{3,\max}\left(p_i\right)\right) = \varepsilon_{3,\max}\left(p_i\right) \\
&\vdots \\
g_n^{-1}\left(\sigma_{n,\mathrm{ave}}\left(p_i\right)\right) &= f^{-1}\left(\sigma_{n,\max}\left(p_i\right)\right) = \varepsilon_{n,\max}\left(p_i\right)
\end{aligned} \tag{13}$$

반복해석 수행 시 각 단계별($1 \le j \le n$)로 위험단면에서 경험하는 응력이 비부착된 긴장재에 맞도록 수정을 하므로, 반복과정의 수렴여부는 식 (14)와 같이 유한요소해석에서 얻어진 긴장재의 응력과 긴장재의 평균변형률에 해당하는 응력을 비교하여 판단할 수 있다. 여기서 오차한계($TOLER.$)를 1%~5% 정도로 설정하면 만족할만한 결과를 얻을 수 있다.

$$\frac{\sqrt{\sum_i \left(\sigma_{j,\max}(p_i) - \sigma_{j,\mathrm{ave}}(p_i)\right)^2}}{\sqrt{\sum_i \left(\sigma_{j,\mathrm{ave}}(p_i)\right)^2}} \le TOLER. \qquad (14)$$

비부착된 매설긴장재의 특성을 고려하기 위해 2.2절에서 제안된 반복해석 방법을 이용하여 매설긴장재의 수정된 응력 - 변형률 곡선을 그림 6와 같이 구할 수 있다. 이때 긴장재는 배치된 형태에 따라 변형률 분포가 다르게 나타나므로 크게 원환방향 긴장재와 수직방향 긴장재로 나누어 각각의 경우에 대해 수정된 응력 - 변형률 곡선을 유도하였다.

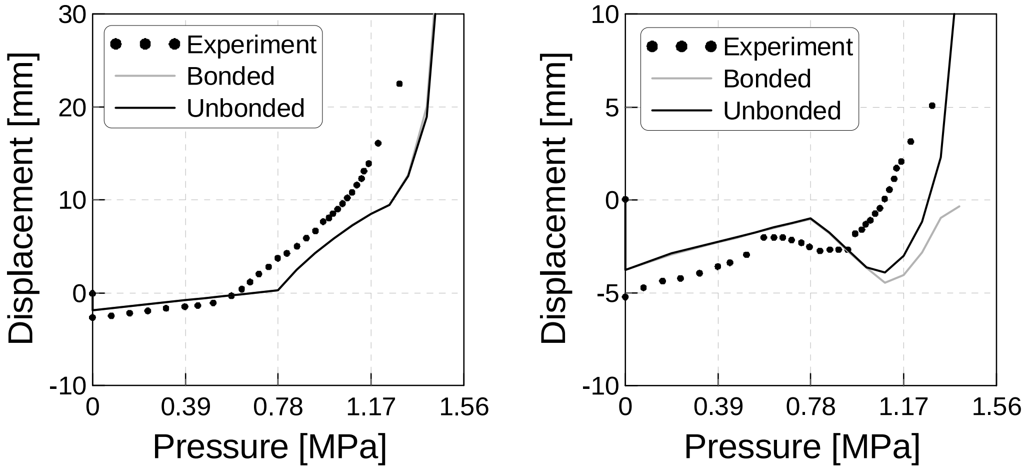


(a) Hoop tendon (b) Meridional tendon

그림 6 1/4 PCCV 긴장재의 수정된 응력 - 변형률 곡선

내압에 대한 1/4 PCCV의 전체 변형을 대표하는 위치는 돔의 정상부와 벽체의 중간높이이므로 두 부분의 변위와 변형률을 내압에 관해 도시하여 1/4 PCCV의 거동 특성을 파악할 수 있다. 아래 그림 7에서 돔의 정상부(SOL #11)와 기초로부터 6.2m 위치의 벽체(SOL #6)에서 내압과 변위관계를 도시하였다. 여기서 실험치는 한계상태시험(LST: limit state test)의 시험결과를 도시하였다. 한계상태시험은 질소가스를 사용하여 내부에 압력을 가하는 방법으로 가스의 누출로 인한 기능적인 한계상태, 즉 더 이상 압력이 가

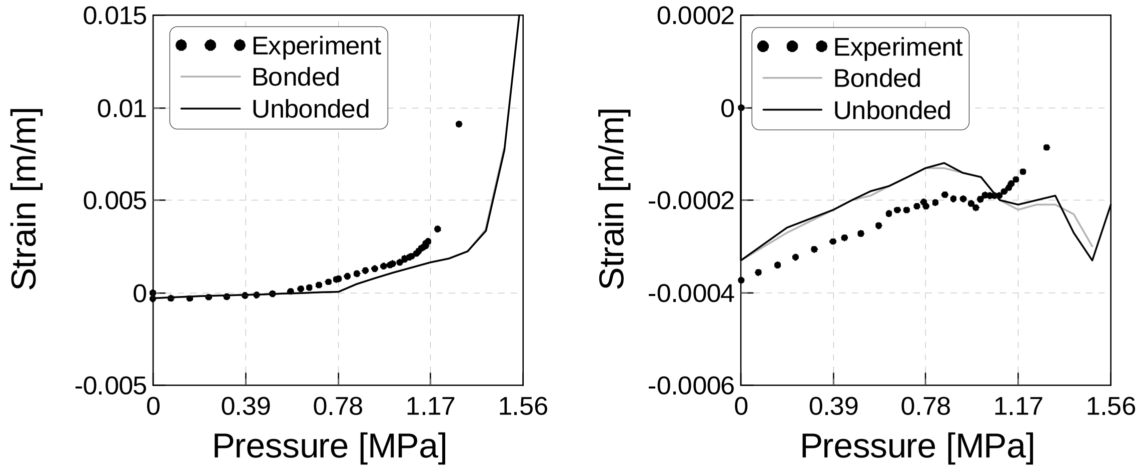
해지지 않을 때까지 진행되었다.



(a) radial at mid - height (b) vertical at dome - apex

그림 7 1/4 PCCV의 내압 - 변위 관계

또한 돔의 45° 위치에 있는 외측 철근의 수직방향 변형률(SOL #29)과 기초로부터 6.2m 위치에 있는 외측 철근의 반경방향 변형률(SOL #22)을 그림 8에서 도시하였다.



(a) hoop at mid - height (b) meridional at dome - apex

그림 8 1/4 PCCV 외측 철근의 내압 - 변형률 관계

그림 7와 그림 8에서 볼 수 있듯이 해석결과는 비선형 거동과 극한내압을 비교적 정확히 예측하고 있음을 알 수 있는데, 이때 긴장 직후의 변위가 적게 산정되고, 콘크리트에

균열이 발생하였을 때의 내압이 크게 예측되는 것으로 미루어 해석값은 실험치에 비해 구조물의 강성을 과다 산정하고 있음을 확인할 수 있다. 이는 라이너의 모델링에 있어서 앵커(anchor) 등 부분적인 접착특성을 정확히 고려하지 않고 콘크리트 블록과 강결된 하나의 적층쉘요소로 해석함으로 인해 나타나는 결과로 사료된다.

구조물이 내압을 받을 때 원환방향 긴장재는 전체 길이에서 일정하게 하중을 받아 변형률 분포가 부벽부를 제외하고는 거의 일정한 반면, 수직방향 긴장재의 변형률 분포는 위치에 따라 변화가 크다. 이로 인해 그림 6와 같이 비부착된 매설긴장재의 특성이 수직방향 긴장재에서 더 크게 나타나게 된다. 이에 따라 그림 7과 그림 8에서 반경방향 변위와 원환방향 변형률은 등가의 부착된 긴장재로 해석한 결과와 거의 동일하고, 수직방향 변위와 변형률은 부착된 긴장재로 해석한 경우와 비교해 오차가 다소 크게 나타남을 볼 수 있다.

3. 결 론

이 논문에서는 현재 국내에서 사용되고 있는 원자로 격납건물의 극한내압 능력 평가를 위한 축소모델의 내압에 대한 비선형해석을 수행하여 축소모델 실험결과와의 비교를 통해 해석방법의 타당성을 입증하였다. 특히, 비부착된 긴장재를 사용하는 PWR형 원자로 격납건물의 경우 매설모델을 사용할 수 있도록 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 제안하였고, 상용 유한요소해석 프로그램에서도 쉽게 적용할 수 있음을 확인하였다. 이와 같은 해석을 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- ✓ 긴장재와 콘크리트를 하나의 요소로 표현하는 경우 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 사용하지 않으면, 긴장재와 콘크리트를 완전 부착상태로 가정하므로 극한하중을 과다 산정할 가능성이 있다.
- ✓ 격납건물의 원환방향 긴장재와 같이 긴장재가 축방향으로 일정한 변형률을 갖는 경우 비부착된 긴장재의 특성에 의한 효과가 적어 간단히 부착된 긴장재로 해석하여도 거의 비슷한 결과를 얻을 수 있다.
- ✓ 원자로 격납건물의 극한내압에 영향을 주는 주요 지배인자는 긴장재와 철근이라 할 수 있으므로, 정확한 해석을 위해서는 긴장재의 배치와 특성을 고려해야 할 뿐만 아니라 돔과 같이 위치에 따라 철근비가 일정하지 않은 부분에 대한 철근비 산정에 세심한 주의가 필요하다.
- ✓ 원자로 격납건물의 극한내압은 철근 또는 긴장재가 항복하는 시점이라 할 수 있으므로, CANDU형과 PWR형 모두 설계압력의 약 3배정도 구조적 여유가 있다.

4. 감사의 글

본 논문은 원자력연구개발중장기사업의 지원에 의하여 수행된 내용의 일부를 정리한 것입니다. 연구비 지원에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

[1] *fib* Task Group on Containment Structures, *Nuclear Containments*, International Federation for Structural Concrete (*fib*), 2001.

[2] Rizkalla, S. H., Simmonds, S. H., and MacGregor, J. G., "Prestressed Concrete Containment Model", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 110, No. 4, 1984, pp. 730-743.

[3] Hessheimer, M. F., Pace, D. W., Klamerus, E. W., Matsumoto, T., and Costello, J. F., "Instrumentation and Testing of a Prestressed Concrete Containment Vessel Model", *Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 14)*, Lyon, France, 1997, H03-4, pp. 97-103.

[4] Sandia National Laboratories, *Pretest Round Robin Analysis of a Prestressed Concrete Containment Vessel Model*, U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) and Nuclear Power Engineering Corporation (NUPEC), NUREG/CR-6678, 2000.

[5] Naaman, A. E., and Alkhairi, F. M., "Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioning Tendons: Part 2 – Proposed Methodology", *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 6, 1991, pp. 683-692.